第30卷 第3期
2016年3月
材 料 研 究 学 报
CHINESE JOURNAL OF MATERIALS RESEARCH
Vol. 30 No. 3
March 2016

硫化氢腐蚀对X80管线钢断裂韧性的影响*

王 晶 栾春波

(北京工业大学机械工程与应用电子技术学院 北京 100022)

摘 要 测试X80管线钢分别在未腐蚀状态下及饱和H_2S预腐蚀后的δ-Δa阻力曲线; 分析了H_2S腐蚀对其裂纹扩展阻力曲线、断裂韧性、塑性功等方面影响。结果表明, H_2S腐蚀后X80材料K_{IC}下限为75.43 MPa•m^{½}。对比分析H_2S腐蚀前后测试结果, 发现H_2S腐蚀会对X80钢的断裂韧性产生显著影响: 未腐蚀试样的裂纹扩展阻力曲线明显高于H_2S腐蚀后的; H_2S腐蚀前后材料的稳定裂纹扩展下的启裂韧度$\delta_{0.2BL}$分别为0.740 mm和0.365 mm, 前者是后者的2.02倍; 扩展量Δa相近的情况下, 未腐蚀试样的裂纹扩展过程所需塑性功是H_2S预腐蚀后的2.29倍左右, H_2S腐蚀明显会降低X80材料的断裂韧度。因此, 管道在输送天然气过程中应尽量避免H_2S的腐蚀, 保证材料的韧性不受破坏。

关键词 金属材料, 断裂韧性, 阻力曲线, H_2S腐蚀

分类号 O346.1+2 文章编号 1005-3093(2016)03-0179-07

Effect of Hydrogen Sulfide Corrosion on Fracture Toughness of X80 Pipeline Steel

WANG Jing** LUAN Chunbo

(College of Mechanical Engineering and Applied Electronics Technology, BeijingUniversity of Technology, Beijing 100022, China)

*Supported by National Natural Science Foundation of China No.11302007.

Manuscript received July 27, 2015; in revised form September 1, 2015.

**To whom correspondence should be addressed, Tel: 13810101879, E-mail: wjing@bjut.edu.cn

ABSTRACT Fracture toughness of X80 pipeline steel in a simulated petrochemical environment is studied in this paper. Original specimens and saturated H_2S pre-corroded specimens were tested respectively and δ-Δa resistance curves were obtained, while the influence of hydrogen sulfide corrosive environment on the resistance curve, fracture toughness and plastic work of X80 pipeline steel was analyzed. It follows that the lower limit of K_{IC} of the pre-corroded X80 steel is 75.43 MPa•m^{½}, and the hydrogen sulfide corrosion affect significantly on the fracture toughness of X80 steel: the crack growth resistance curve obtained from original specimens is much higher than that of the pre-corroded specimens; the fracture toughness of stable crack propagation $\delta_{0.2BL}$ is 0.740 mm and 0.365 mm respectively, and the former is 2.02 times of the latter. In case for a given amount of crack propagation Δa, the plastic work of the original specimen is about 2.29 times of the pre-corroded specimen. Hydrogen sulfide corrosion reduced the fracture toughness of the X80 steel remarkablely. Thus, in the course of natural gas pipeline, hydrogen sulfide corrosive environment should be avoided to keep the steel a proper high toughness to prevent damage.

KEY WORDS metallic materials, fracture toughness, resistance curve, hydrogen sulfide corrosion

西气东输二线管道设计是我国"十一五"期间的重要能源工程, 二线工程拟全部采用X80管线钢, 数量不低7000km[1], 而天然气中所含的H_2S杂质易与水蒸气作用形成腐蚀环境, 进而对压力管道产生应力腐蚀作用。根据文献[2, 3]统计, 因腐蚀导致地下管道破裂的事故, 平均每0.2年就会发生1次, 因此研究X80管线钢在模拟实际工况下的断裂韧性, 对石油天然气设备的可靠性评估以及剩余寿命的预测都有十分重要的意义。

随着X80管线钢的大量应用, 针对其应力腐蚀性能的研究也日益增多。奚运涛等[4]采用三点弯曲加载法, 研究了国产X80管线钢及其焊接接头的抗H_2S应力腐蚀开裂(SSCC)行为。王炳英等[5]采用X80管线钢焊接接头制作楔形张开加载(WOL)试样, 在H_2S介质中进行恒位移应力腐蚀试验, 分别测得母材、焊缝和热影响区的临界应力强度因子K_{ISCC}

* 国家自然科学基金青年基金资助项目11302007。
2015年7月27日收到初稿; 2015年9月1日收到修改稿。
本文联系人: 王 晶
DOI: 10.11901/1005.3093.2015.429

和裂纹扩展速率。陈叶等[6]综述了埋地X80石油管道的应力腐蚀开裂类型与机理，介绍了材料应力、环境因素、温度、外加电位阴极保护对X80管线钢应力腐蚀行为的影响，并提出了相应的防护措施。

本文针对西气东输管道实际工况的特点，以西气东输用材料X80管线钢为研究对象，在空气及H_2S预腐蚀的条件下对X80管线钢的断裂特性进行研究，获取空气中及H_2S预腐蚀后的δ-Δa阻力曲线及$\delta_{0.2BL}$特征值；分析H_2S腐蚀环境对X80管线钢裂纹扩展阻力曲线、断裂韧性、塑性功损伤等方面影响，为工程应用提供数据支持。

1 实验方法

1.1 实验材料

本文研究的X80管线钢取材于实际的西气东输管道。材料的基本力学性能见表1。

1.2 试样制备

本文根据国标GB/T 21143－2007《金属材料静态断裂韧度的统一试验方法》[7]进行试验，采用标准的三点弯试样。受到实际管道壁厚(t=19 mm)的限制，本文所采用的试样厚度为15 mm。根据标准内的相关要求，本文所应用的标准试件如图1所示，即：试样厚度B=15 mm，试样宽度W=30 mm，跨距S=120 mm。

根据标准要求，本文应用高频疲劳试验机预制疲劳裂纹，预制疲劳裂纹最大载荷为14.87 kN，应力比R=0.1，试样的预制疲劳裂纹长度为2 mm。

1.3 实验环境

本文分别于腐蚀前和H_2S预腐蚀后进行X80管线钢断裂韧性测试。其中，H_2S预腐蚀的环境为NACE[8]规定的标准A类H_2S腐蚀溶液，即在含有5% NaCl和0.5%冰乙酸的水溶液中通入饱和H_2S气体，使溶液内的H_2S体积分数达到2.0×10^{-3}；预腐蚀时间为96 h。达到规定的预腐蚀时间后，将试件从腐蚀环境中取出、擦净，在空气中进行相关实验。

表1 X80管线钢的主要力学性能

Table 1 The main mechanical properties of X80 pipeline steel

E/GPa	R_m/MPa	$R_{p0.2}$/MPa	A/%	Z/%
206.0	767.0	661.0	19.1	77.7

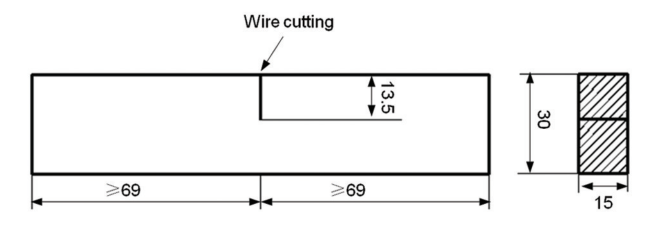


图1 三点弯曲试件示意图

Fig.1 Diagram of specimens for three-point bending test (mm)

1.4 实验步骤

1.4.1 平面应变断裂韧度K_{IC}测试　本文依照国标GB/T 21143－2007《金属材料静态断裂韧度的统一试验方法》[7]进行实验。试件在万能电子试验机(CSS-1110)上进行加载。应用数据采集系统实时记录试验力F和裂纹张开口位移V，观察负荷-变形曲线。当出现非稳定裂纹扩展时停止试验。根据标准中的相关规定，借助测量准确度±0.010 mm的工具显微镜，按照九点平均值方法测量并计算裂纹原始长度a_0。

根据国标中相关规定计算F_Q、K_Q并判断有效性。其中，F_Q为裂纹亚临界扩展时试件所承受的载荷，即斜率为测试曲线的线性部分斜率的95%的偏置线与测试曲线的交点。K_Q为条件断裂韧度，计算公式为：

$$K_Q=[(\frac{S}{W})\frac{F_Q}{(BB_NW)^{0.5}}][g_1(\frac{a_0}{W})] \tag{1}$$

其中，S为跨距，W为试样宽度，B为试样厚度，B_N为两侧槽之间的试样净厚度(对于本实验，B_N=B)，g_1为三点弯曲试样的应力强度因子系数，即：

$$g_1\left(\frac{a_0}{W}\right)=\frac{3\left(\frac{a_0}{W}\right)^{0.5}\left[1.99-\left(\frac{a_0}{W}\right)\left(1-\frac{a_0}{W}\right)\left(2.15-\frac{3.93a_0}{W}+\frac{2.7a_0^2}{W^2}\right)\right]}{2\left(1+\frac{2a_0}{W}\right)\left(1-\frac{a_0}{W}\right)^{1.5}}$$

根据以下平面应变条件进行K_Q=K_{IC}的有效性判断：

$$a_0=2.5\left(\frac{K_Q}{R_{p0.2}}\right);$$
$$B=2.5\left(\frac{K_Q}{R_{p0.2}}\right);$$
$$W-a_0=2.5\left(\frac{K_Q}{R_{p0.2}}\right) \tag{2}$$

若K_Q符合上述条件，则结果为有效的K_{IC}。

1.4.2 稳定裂纹扩展下的启裂韧度$\delta_{0.2BL}$的测试　本实验依照国标GB/T 21143－2007《金属材料静态断裂韧度的统一试验方法》[7]中推荐的多试样法进行实验。将一组试样加载到预先选定的不同位移水平后卸载取下，液氮冷冻后打断，测量原始裂纹扩展长度a_0和最终裂纹扩展量Δa，并计算裂纹尖端张开位移δ。对于δ-Δa曲线来说，其钝化线方程为：δ=1.87(R_m/$R_{p0.2}$)Δa；有效裂纹扩展量的左边界为过Δa=0.1 mm的钝化线平行线，右边界为过Δa_{max}的钝化线

平行线; 将有效裂纹扩展区域四等分, 每个区域内应至少有一个数据点。对数据缺失的区域, 则以邻近区域的测试结果为基础进行相应的补点。当有效数据点大于或等于6个, 且满足等间距要求时, 实验结束。

对于三点弯曲试样, δ的计算方式如下:

$$\delta=[(\frac{S}{W})\frac{F}{(BB_{N}W)^{0.5}}\times g_{1}(\frac{a_{0}}{W})]^{2}[\frac{1-\nu^{2}}{2R_{p0.2}E}]+\frac{0.6\Delta a+0.4(W-a_{0})V_{p}}{0.6(a_{0}+\Delta a)+0.4W+z} \quad (3)$$

其中, F为停机点载荷, ν为泊松比, $R_{P0.2}$为在实验温度下材料在垂直于裂纹平面方向0.2%的规定非比例延伸强度, E为弹性模量, a_0为初始裂纹长度, Δa为最终裂纹扩展量, z为引伸计刀口厚度, g_1为三点弯曲试样的应力强度因子系数(计算方法同1.4.1)。

过Δa=0.2 mm做钝化线的平行线, 与阻力曲线的交点定义为$\delta_{Q0.2BL}$。应用下列条件对$\delta_{Q0.2BL}$进行有效性验证: 1)在0.10 mm和0.30 mm钝化线偏置线之间至少有一个数据点, 在0.10 mm和0.50 mm钝化线偏置线之间至少有两个数据点; 2) $\delta_{Q0.2BL}<\delta_{max}=(W-a_0)/20$; 3)阻力曲线在0.20 mm偏置线交点处斜率满足: $1.87\left(\frac{R_m}{R_{p0.2}}\right)>\left[2\left(\frac{d\delta}{da}\right)\right]_{0.2BL}$。若$\delta_{Q0.2BL}$符合上述条件, 则结果为非尺寸敏感的$\delta_{0.2BL}$。

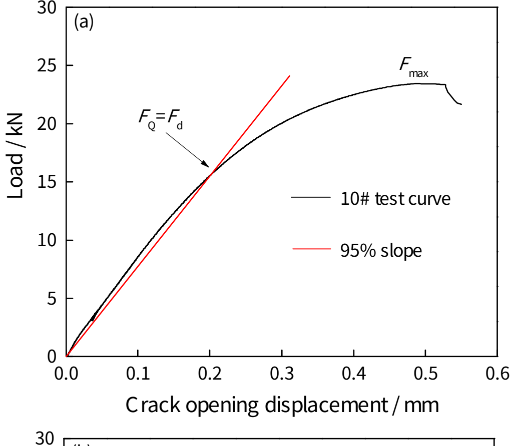
2 实验结果

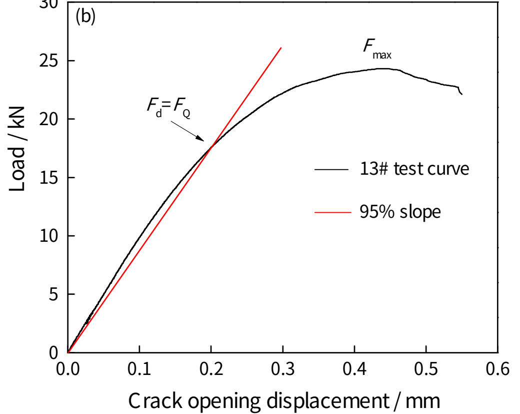
2.1 H_2S预腐蚀后X80管线钢平面应变断裂韧度K_{IC}的实验结果及有效性判定

对预腐蚀后的X80管线钢三点弯曲试样进行平面应变断裂韧性测试, 记录得到的加载力F与裂纹张开口位移V曲线如图2a–c所示。

根据试样形式, 取B=B_N=15 mm, W=30 mm, S=120 mm, 测试得到的实验结果及有效性判断见表2。

由表2可以明显看出, 10#、13#、14#试件的K_{IC}均为无效值, 所得K_Q＝75.43 MPa·m$^{1/2}$为K_{IC}下限值。由于不满足有效性条件, 说明试件裂纹尖端





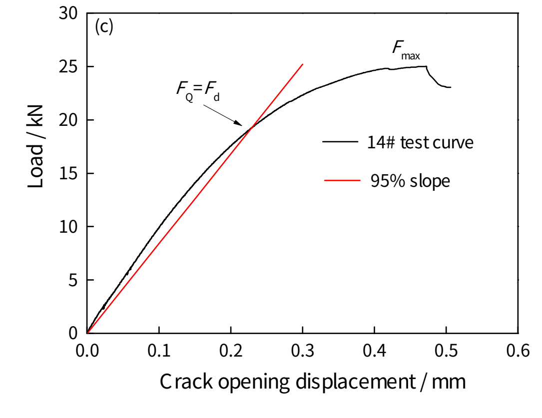


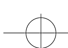
图2　硫化氢腐蚀后X80管线钢的加载力F与裂纹张开口位移V曲线 (a) 10号试件试验曲线; (b) 13号试件试验曲线; (c) 14号试件试验曲线

Fig.2 The curvesof loading force F vs. displacement of crack mouth V for saturated H_2S pre-corroded X80 pipeline steel (a) 10 # specimen; (b) 13# specimen; (c) 14# specimen

表2 硫化氢腐蚀后X80管线钢平面应变断裂韧度K_{IC}的测试结果

Table 2 Test values of plain strain fracture toughness K_{IC} of corroded X80 pipeline steel

Sample number	F_{max} / kN	F_Q / kN	F_{max}/F_Q	a_0 / mm	B / mm	W-a_0 / mm	g_1	K_Q /MPa·m$^{1/2}$	$R_{P0.2}$ /MPa	$2.5\left(\frac{K_Q}{R_{P0.2}}\right)^2$ / mm	Validity judgment
10#	23.85	15.57	1.53>1.10	15.64	15.01	14.36	2.84	59.93	661.0	20.55	Invalid
13#	24.49	16.31	1.50>1.10	14.53	15.10	15.27	2.54	65.79	661.0	24.77	Invalid
14#	24.93	18.99	1.31>1.10	14.71	15.02	15.29	2.58	75.43	661.0	32.55	Invalid



不满足线弹性断裂力学基本假设, 裂纹尖端出现屈服区, 故需应用弹塑性理论对材料的抗裂纹扩展能力进行评估。

2.2 稳定裂纹扩展下的启裂韧度$\delta_{0.2BL}$的试验结果及有效性判定

本文分别于H_2S预腐蚀前后, 对X80管线钢三点弯试件进行δ-Δa阻力曲线和启裂韧度$\delta_{0.2BL}$的测试。未腐蚀试样和H_2S预腐蚀后试样的测试结果见表3和表4。δ-Δa阻力曲线见图3。根据国标中推荐的三参数指数方程对阻力曲线进行拟合, 最终得到未腐蚀与H_2S预腐蚀后的阻力曲线表达式为:

未腐蚀: $\delta=0.20041+0.70930\Delta a^{0.44416}$;

H_2S预腐蚀后: $\delta=0.24544+0.23993\Delta a^{0.69532}$。

过$\Delta a=0.20$ mm做钝化线的平行线与阻力曲线相交, 分别得到H_2S预腐蚀前后的$\delta_{Q0.2BL}$, 数据点分布及其有效性判断见图4和表5。

由表5可知, 腐蚀前和H_2S预腐蚀后试件测试得到的$\delta_{Q0.2BL}$均满足有效性判据, 两种实验条件下X80管线钢稳定裂纹扩展的启裂韧度$\delta_{0.2BL}$分别为0.740 mm(未腐蚀)和0.365 mm(H_2S预腐蚀后)。

表3 未腐蚀试件的启裂韧度$\delta_{0.2BL}$测试结果

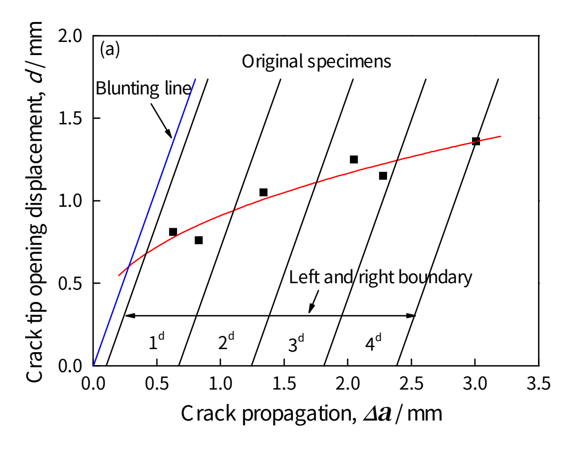
Table 3 Test values of fracture toughness $\delta_{0.2BL}$ of uncorroded X80 pipeline steel

Sample number	B / mm	W / mm	S / mm	F / kN	g_1	ν	$R_{p0.2}$ / MPa	E / GPa	a_0 / mm	Δa / mm	V_p / mm	z / mm	δ / mm
A1	15.02	30.10	120.00	31.56	2.58	0.30	661.00	206.00	14.73	0.63	2.81	2.00	0.81
A2	15.03	30.00	120.00	28.50	2.62	0.30	661.00	206.00	14.84	1.34	3.78	2.00	1.05
A3	15.00	30.20	120.00	24.09	2.62	0.30	661.00	206.00	14.81	3.01	5.03	2.00	1.36
A4	14.99	30.20	120.00	26.81	2.66	0.30	661.00	206.00	15.01	2.15	4.63	2.00	1.25
A5	15.10	30.02	120.00	27.86	2.66	0.30	661.00	206.00	15.04	0.83	2.74	2.00	0.76
A6	15.01	30.02	120.00	27.07	2.58	0.30	661.00	206.00	14.71	2.28	4.18	2.00	1.15

表4 硫化氢预腐蚀后的启裂韧度$\delta_{0.2BL}$测试结果

Table 4 Test values of fracture toughness $\delta_{0.2BL}$ of corroded X80 pipeline steel

Sample number	B / mm	W / mm	S / mm	F / kN	g_1	ν	$R_{p0.2}$ / MPa	E / GPa	a_0 / mm	Δa / mm	V_p / mm	z / mm	δ / mm
3#	15.10	29.82	120.00	27.88	2.58	0.30	661.00	206.00	14.57	0.25	0.78	2.00	0.26
4#	14.90	29.80	120.00	27.93	2.54	0.30	661.00	206.00	14.54	0.51	1.42	2.00	0.43
5#	15.02	29.72	120.00	29.40	2.54	0.30	661.00	206.00	14.43	0.35	1.13	2.00	0.36
8#	15.11	30.10	120.00	16.46	2.66	0.30	661.00	206.00	15.08	1.18	1.90	2.00	0.52
11#	15.00	30.00	120.00	19.87	3.63	0.30	661.00	206.00	15.90	1.87	2.31	2.00	0.61
12#	15.09	29.92	120.00	16.10	4.43	0.30	661.00	206.00	16.21	2.98	3.03	2.00	0.76



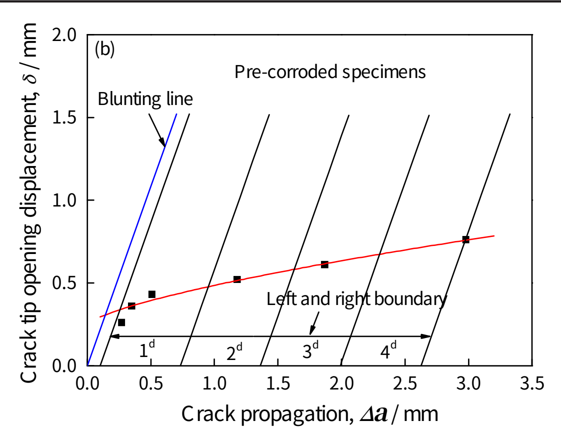
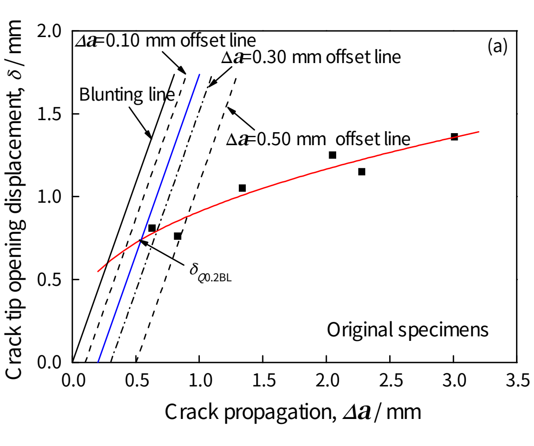


图3 未腐蚀(a)和(b)硫化氢预腐蚀后试样的δ-Δa阻力曲线

Fig.3 δ-Δa resistance curves of (a) original and (b) saturated H_2S pre-corroded X 80 specimens



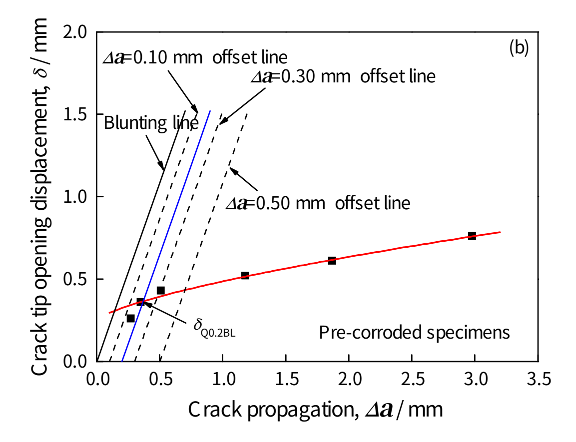


图4 未腐蚀(a)和(b)硫化氢预腐蚀后试样的$\delta_{Q0.2BL}$及数据分布的有效性判断

Fig.4 The value of $\delta_{Q0.2Bl}$ and validity judgment of (a) original specimens and (b) saturated H_2S pre-corroded specimens

表5 $\delta_{Q0.2BL}$的数值及有效性判定

Table 5 Values of $\delta_{Q0.2BL}$ and validity judgment

Experiment condition	Data distribution requirements	$\delta_{Q0.2BL}$	δ_{max}	$1.87(R_m/R_{p0.2})$	$\left[2\left(\frac{d\delta}{da}\right)\right]_{0.2BL}$	Validity judgment
Original	Meet conditions	0.740	0.749	2.170	0.886	Valid
Pre-corroded	Meet conditions	0.365	0.686	2.170	0.451	Valid

3 结果与讨论

3.1 关于$\delta_{0.2BL}$的比较

$\delta_{0.2BL}$是指将钝化线沿Δa轴平移至Δa=0.2 mm时与阻力曲线交点的裂纹张开口位移值, 该特征值表征了材料抵抗裂纹启裂的能力。由测试结果可知, 腐蚀前X80材料的$\delta_{0.2BL}$为0.740 mm, H_2S预腐蚀后材料的$\delta_{0.2BL}$为0.365 mm, 二者相差2.02倍。由此可见, H_2S腐蚀显著降低了材料的断裂韧性。这是由于: H_2S腐蚀溶液中的电解产生氢离子通过渗透的途径进入金属内部, 当试件加载时, 裂尖产生高应力区, 由于应力诱导氢扩散的作用, 金属内部的氢原子向裂尖聚集, 并形成盘状的原子氢气团(cottrell气团), 其内压的剪切分量τ_H和由外应力场引起的剪切分量共同作用, 促进裂尖局部区域的位错增值和运动, 从而促进局部塑性变形, 降低材料的断裂韧度[10-11]。

裂纹张开口位移δ与裂纹尖端的应力场息息相关。而对于裂纹尖端应力场来说, 应力强度因子K是描述其场强的物理量, 临界应力强度因子K_{IC}是裂纹发生失稳扩展的最小应力强度因子, 是衡量材料断裂韧性的重要参数。在工程上可通过裂纹稳定扩展的启裂韧度$\delta_{0.2BL}$估算出临界应力强度因子K_{IC}值。

依据断裂力学理论[12, 13]:

$$\delta = \frac{J}{k \cdot R_{p0.2}} \tag{4}$$

其中, δ为裂纹尖端张开位移, J为J积分的实验当量, $R_{P0.2}$为屈服强度, k为COD减小因子, 取值范围为1.1-2.0。

J与K有如下关系:

$$J_{IC} = \frac{K_{IC}^2}{E'} \tag{5}$$

其中, K_{IC}为平面应变断裂韧度; $E' = \frac{E}{1-\mu^2}$, E为弹性模量, μ为泊松比。

由式(4)、(5)得

$$K_{IC} = \sqrt{\frac{\delta_{0.2BL} \cdot k \cdot R_{p0.2} \cdot E}{1-\mu^2}} \tag{6}$$

取k=1.1, 分别将材料的力学参数以及腐蚀前、H_2S预腐蚀后测得的$\delta_{0.2BL}$带入式(6), 可得到: 未腐蚀, $K_{IC} = 349.00\ \mathrm{MPa \cdot m^{1/2}}$, H_2S预腐蚀后, $K_{ISCC} = 245.11\ \mathrm{MPa \cdot m^{1/2}}$。

由此可见, 未腐蚀的X80管线钢临界应力强度因子K_{IC}高于H_2S预腐蚀后的K_{ISCC}约1.42倍, 进一步表明H_2S腐蚀介质的存在使钢脆断敏感性增大, 断裂韧性降低。文献[14]的研究结果表明: 高压气瓶材料4130空气环境中的临界应力强度因子K_{IC}是H_2S环境中K_{ISCC}的1.94倍, 同样得出H_2S腐蚀介质降低金属材料断裂韧性的结论。文献[14]与本文腐蚀前后的临界应力强度因子倍数关系存在差异, 原因之一是实验材料的不同, 对H_2S腐蚀介质的敏感程

度不同; 之二是由于文献[14]的实验是将试件保持加载状态浸泡在腐蚀环境中, 其裂纹扩展是氢与应力耦合的结果, 而本文仅对试样进行了无应力的 H_2S 预腐蚀, 实验方法与文献[14]有一定差异。

3.2 裂纹扩展阻力曲线的对比

将 H_2S 腐蚀前后的裂纹扩展阻力曲线进行对比, 如图5所示。

裂纹扩展阻力曲线反映了材料抵抗裂纹扩展的能力, 同时也反映了裂纹尖端断裂韧度随裂纹扩展量 Δa 的变化关系。本研究得出X80管线钢在 H_2S 腐蚀前后的裂纹扩展阻力曲线, 如图5所示, 无论是未腐蚀试样还是 H_2S 腐蚀后的试样, 裂纹扩展的阻力曲线呈现上凸形, 表明X80管线钢在韧性较好, 裂纹启裂后构件仍具有一定的承载力, 从裂纹启裂至构件断裂破坏的过程中, 裂纹有一定的扩展量。王俊强等[15]通过ASTM-E1802方法计算得到X65管线钢的 R 曲线, 发现随着裂纹扩展量 Δa 的增加, 其裂纹扩展阻力也逐渐增加, 增加的速率逐渐变小。该结果与本文阻力曲线增长趋势相吻合。从图5中可以明显看出, 无论裂纹扩展长短, 未腐蚀试件的阻力曲线均远远高于 H_2S 试件的阻力曲线, 表明未腐蚀的X80管线钢韧性明显优于 H_2S 腐蚀后的。随着裂纹的扩展, H_2S 预腐蚀前后试件的阻力曲线差距越来越大, 在曲线后期(Δa=3.0 mm时)裂纹尖端张开口位移相差约1.78倍, 这说明随着裂纹的扩展, 空气中的材料显示出更高的韧性特征。

3.3 关于 U_p 的比较

U_p 是裂纹扩展过程所需的塑性功, 其值大小为施加力-裂纹张开位移曲线的面积。分别取裂纹扩展量相似(Δa 约为3 mm左右)的两个试样(空气中: A3试样, H_2S 预腐蚀后: 12#试样)的 F-V 曲线进行比较, 见图6。

由图6可知, 无论是未腐蚀还是 H_2S 预腐蚀后的试件, 在初始阶段曲线均呈现出一定的线性特征, 但未腐蚀过的试样的曲线斜率略高于预腐蚀试样的。而随着裂纹的扩展, 两条曲线差距明显增加。在裂纹扩展量近似(Δa=3.0 mm)的情况下, H_2S 预腐蚀试样的 $U_p \approx 52.5$ kN·mm; 而未腐蚀的试件 $U_p' \approx 120$ kN·mm, 未腐蚀试样的 U_p 是 H_2S 预腐蚀后试样 U_p' 的2.29倍。这说明了对于相同的裂纹扩展量, 未腐蚀试样所做的塑性功损失较大, 间接证明原始试件断裂韧性优于 H_2S 腐蚀试件的断裂韧性。E. V.Chatzidouros 等[16]在电化学充氢环境下对X70管道钢的断裂韧性进行了研究, 得出X70管道钢在空气中和不同浓度氢腐蚀条件下的位移-力曲线对比图, 也得出与本文类似的结果, 即: 随着氢含量的增加, 裂纹扩展过程中所需的塑性功逐渐减小, 氢腐蚀会使管道钢断裂韧性降低。

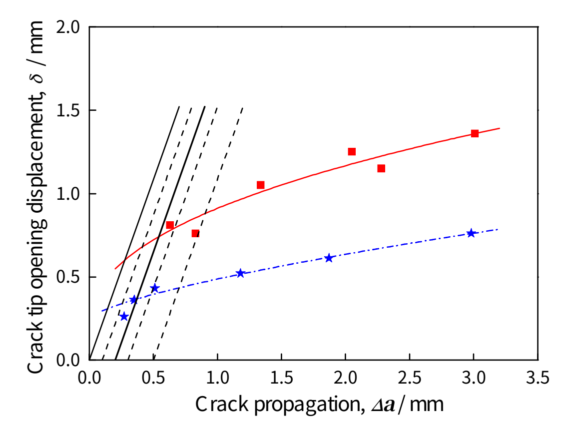


图5 硫化氢预腐蚀前后X80管线钢的阻力曲线对比图

Fig.5 Comparison of resistance curves of original and saturated H_2S pre-corroded X80 specimens

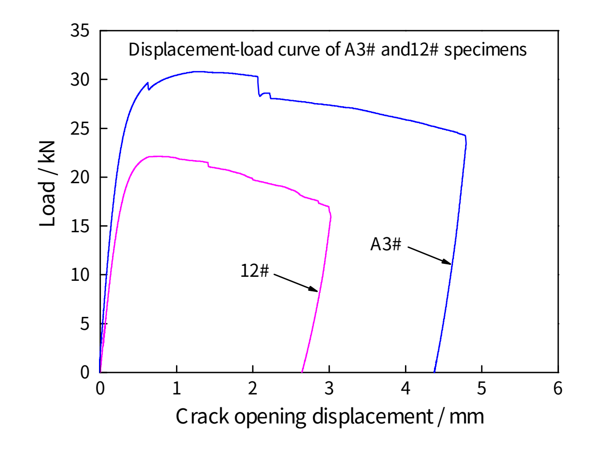


图6 硫化氢预腐蚀前后X80管线钢的位移-力曲线对比图

Fig.6 Comparison of displacement-force curvesof original andsaturated H_2S pre-corroded X 80 specimens

4 结　论

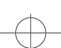
1. 本文分别对X80管线钢 H_2S 预腐蚀前后的试样进行了平面断裂韧性 K_{IC} 及稳定裂纹扩展下的启裂韧度 $\delta_{0.2BL}$ 进行了测试, 得到了 H_2S 腐蚀前后材料的 δ-Δa 阻力曲线、启裂韧度 $\delta_{0.2BL}$ 以及 H_2S 预腐蚀后的断裂韧性下限值。

2. 未腐蚀的X80管线钢试样的阻力曲线、启裂韧度及裂纹扩展过程中塑性功明显高于 H_2S 预腐蚀后的, H_2S 预腐蚀明显降低了X80管线钢的断裂韧度。

参 考 文 献

1 Zhang L, Shan G, Research and trial production of X80 pipeline steel with high toughness using acicular ferrite, Engineering Science, **3**(3), 91(2005)

2 Sose E, Alvarez R J, Time correlations in the dynamicas of hazard-



ous material pipelines incidents, J .Hazard Mater., **165**(3), 1204 (2009)

3 Alamilia J L, Espinose M, Sose E, Modelling steel corrosion damage in soil environment, Corros. Sci., **51**(11), 2628(2009)

4 XI Yun tao, LIU Daoxin, ZHANG Xiaohua, Research on stress corrosion cracking behavior of X80 pipeline steel in H_2S environment, Petroleum Machinery, **34**(8), 7(2006)
(奚运涛, 刘道新, 张晓化, X80焊管H_2S环境应力腐蚀开裂行为研究, 石油机械, **34**(8), 7(2006))

5 WANG Bingying, HUO Lixing, ZHANG Yufeng, WANG Dongpo, H2S stress corrosion test of welded joint for X80 pipeline steel, Pressure Container, **23**(7), 15(2006)
(王炳英, 霍立兴, 张玉凤, 王东坡, X80管线钢焊接接头的硫化氢应力腐蚀试验研究, 压力容器, **23**(7), 15(2006))

6 CHEN Ye, FEI Jingyin, WAN Binghua, WANG Lei, Stress corrosion crack of buried X80 oil pipeline and its protection, Hot Working Processes, **40**(22), 55(2011)
(陈　叶, 费敬银, 万冰华, 王　磊, 埋地X80石油管道的应力腐蚀与防护, 热加工工艺, **40**(22), 55(2011))

7 GB/T 21143－2007, Metallic materials-unified method of test for determination of quasistatic fracture toughness
(GB/T 21143－2007, 金属材料准静态断裂韧度的统一试验方法)

8 NACE MR0175－97, Sulfide stress cracking resistant metallic materials for oilfield equipment, 1997

9 GB/T 8650 － 2006, Evaluation of pipeline and pressure vessel steels for resistance to hydrogen-induced cracking
(GB/T 8650－2006, 管线钢和压力容器钢抗氢至开裂评定方法)

10 CHU Wuyang, *Hydrogen Damage and Delayed Fracture* (Beijing, Metallurgical Industry Press, 1988)p. 57
(褚武扬, *氢损伤和滞后断裂* (北京, 冶金工业出版社, 1988)p.57)

11 HONG Qi, CHEN Yexin, Effects of static and dynamic hydrogen charging on tensile properties of SM490B clean steel, Shanghai Metals, **4**(1), 25(2012)
(洪　旗, 陈业新, 静态及动态充氢对SM490B纯净钢拉伸性能的作用, 上海金属, **34**(1), 25(2012))

12 CHEN Chi, CAI Qigong, WANG Renzhi, *Engineering Fracture Mechanics* (Beijing, National Defence Industry Press, 1977)p.331
(陈　篪, 蔡其巩, 王仁智, *工程断裂力学* (北京, 国防工业出版社, 1977)p.331)

13 LI Qingfen, *Fracture Mechanics and the Engineering Application* (Harbin: Harbin Engineering University Press, 2007)p.43
(李庆芬, *断裂力学及其工程应用* (哈尔滨, 哈尔滨工程大学出版社, 2007)p.43)

14 WANG Jing, LI Xiaoyang, ZHANG Yiliang, Low cycle fatigue crack growth rate in H_2S environments, Journal of Mechanical Strength, **31**(3), 972(2009)
(王　晶, 李晓阳, 张亦良, 硫化氢环境中低周疲劳裂纹扩展速率的研究, 机械强度, **31**(3), 972(2009))

15 WANG Junqiang, SHUAI Jian, LI Hongli, Measurement and assessment of resistance curve based on crack propagation for pipeline steel, Science Technology and Engineering, **23**(12), 5693(2012)
(王俊强, 帅　健, 李洪利, 基于裂纹扩展的管道钢阻力曲线测试评估, 科学技术与工程, **23**(12), 5693(2012))

16 E. V. Chatzidouros, V. J. Papazoglou, T. E. Tsiourva, D. I. Pantelis, Hydrogen effect on fracture toughness of pipeline steel welds with in situ hydrogen charging, Hydrogen Energy, **36**(10), 12626(2011)

